



SIMULAÇÃO NUMÉRICA DA RESPOSTA DE PÓRTICOS EM BETÃO ARMADO COM CONSIDERAÇÃO EXPLÍCITA DO ESCORREGAMENTO DAS ARMADURAS

ROMAIN SOUSA

Bolseiro Pós-Dout.
LNEC/DE/NESDE
Lisboa-Portugal

ANTÓNIO A. CORREIA

Investigador Pós-Dout.
LNEC/DE/NESDE
Lisboa-Portugal

JOÃO P. ALMEIDA

Investigador Pós-Dout.
EESD lab, EPFL
Lausanne-Suíça

RUI PINHO

Professor Auxiliar
Universidade de Pavia
Pavia-Itália

SUMÁRIO

As estruturas porticadas de betão armado (BA) sujeitas à ação sísmica apresentam frequentemente deformações localizadas nas extremidades dos seus elementos, nomeadamente nas ligações viga-pilar e pilar-fundação. Estas deformações ocorrem devido à degradação da aderência aço-betão, dando origem ao escorregamento das armaduras ao longo do seu comprimento de amarração. Estudos experimentais realizados no passado demonstraram que este efeito pode corresponder a cerca de 40% da deformação lateral de elementos em BA.

Apesar da reconhecida importância deste efeito, a maioria dos modelos numéricos correspondentes apresentam diversas limitações. Por um lado, a utilização de modelos tridimensionais refinados é computacionalmente ineficiente, sendo apenas aplicável em estudos muito específicos. Por outro lado, a adoção de elementos de viga com plasticidade concentrada ou distribuída, correspondendo a uma modelação mais eficiente para estruturas porticadas de BA, tende a incorporar os efeitos do escorregamento de armaduras através de formulações demasiado simplificadas, baseadas em relações (essencialmente) empíricas.

O presente artigo introduz uma nova estratégia de simulação que tenta combinar as vantagens das duas abordagens acima mencionadas. Pela primeira vez, um modelo explícito para o escorregamento de armaduras é aliado a um elemento de viga, com discretização seccional por fibras, através de um elemento de ligação com comprimento nulo ("zero-length"). O elemento proposto faz uso de um modelo constitutivo de aderência sofisticado e capaz de representar diferentes efeitos, tais como: a degradação cíclica, a cedência das armaduras e o nível de confinamento, entre outros.

O desempenho do modelo numérico é validado através da comparação com resultados de ensaios experimentais, demonstrando uma precisão e estabilidade numérica assinaláveis, à custa de um aceitável esforço computacional.

ABSTRACT

Reinforced concrete (RC) framed structures subjected to seismic actions often present localized deformations at the extremities of the members, namely at the beam-column and column-foundation joints. Such deformations can be associated with the slippage of reinforcing bars along their anchorage length. Past experimental studies pointed for a contribution of rebar slippage around 40% of the total lateral deformation.

Despite the recognized importance of this effect, most of the corresponding numerical models present several limitations. On the one hand, the employment of refined 3D meshes is computationally heavy and hence applicable only to very specific studies. On the other hand, the use of beam elements with lumped or distributed plasticity, corresponding to a more efficient modelling approach for RC framed structures, has traditionally incorporated rebar slippage effects through over-simplified formulations based on (essentially) empirical relations.

This paper introduces a new modelling strategy that combines the advantages of both approaches mentioned above. For the first time, an explicit bond-slip model is developed for using in connection with a fibre-based beam-column element through a zero-length link element. The proposed element makes use of an advanced bond stress-slip constitutive model capable of representing several phenomena such as: cyclic degradation, rebar yielding and level of confinement, among others.

The performance of the numerical model is validated through the comparison with experimental test results, showing a remarkable accuracy and stability at the expense of an acceptable computational cost.

PALAVRAS-CHAVE: Betão armado, Escorregamento de armaduras, Modelação numérica, Elementos de viga, Discretização por fibras

1. INTRODUÇÃO

Com a incorporação de armaduras no betão desde os meados do século XIX, a aderência entre estes dois materiais tem sido objecto de numerosos estudos. Uma das principais mudanças de paradigma construtivo ocorreu no início do século XX com o aparecimento de armaduras nervuradas, as quais vieram substituir as armaduras lisas utilizadas convencionalmente até à altura. Esta inovação aumentou a adesão entre os dois materiais e, consequentemente, reduziu o comprimento de amarração (L_e) necessário para transferir a carga entre betão e armaduras.

Apesar do aumento substancial da resistência proporcionado por armaduras nervuradas, sempre que o comprimento de amarração é insuficiente, pode ocorrer um escorregamento importante daquelas relativamente ao betão envolvente, conduzindo a um aumento significativo das rotações ou mesmo à rotura do sistema de ancoragem (Figura 1).

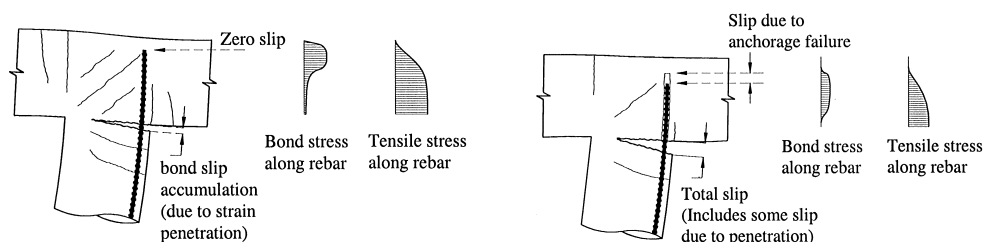


Figura 1: Comportamento de regiões de amarração considerando comprimentos de amarração adequados (esquerda) e insuficientes (direita) – adaptado de [1].

Não obstante a relevância destes efeitos de um ponto de vista estrutural, é prática comum considerar que as armaduras apresentam uma ligação perfeita com o betão envolvente. Como tal, as deformações decorrentes do escorregamento das armaduras nos nós de ligação viga/pilar ou pilar/fundação são geralmente ignoradas. Esta opção reflete a percepção comum, apesar de errada, de que as deformações em elementos esbeltos de BA derivam quase exclusivamente de mecanismos de flexão.

Ensaaios experimentais realizados em pilares de BA [2] e em nós viga/pilar com armaduras nervuradas [3] [4] mostraram que o escorregamento das armaduras pode contribuir de uma forma muito significativa para a deformação lateral dos elementos. Estes valores estão em linha com os resultados obtidos em ensaios cíclicos de pilares circulares de BA com armaduras nervuradas ilustrados na Figura 2 [5]. Na figura seguinte encontra-se representada a contribuição dos diferentes mecanismos para a deformação total dos pilares, para crescentes níveis de ductilidade: a vermelho a componente associada a deformações por flexão na zona da rótula plástica, a azul a componente associada à rotação na base devido ao escorregamento das armaduras e a verde a contribuição dos restantes mecanismos.

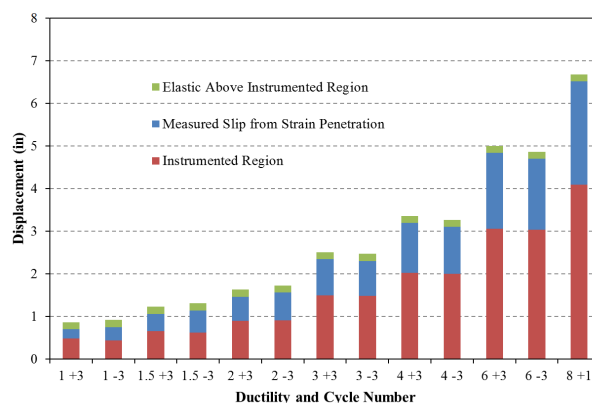


Figura 2: Contribuição de diferentes mecanismos para a deformação de pilares de BA [5].

Neste contexto, deve ser dedicada uma atenção especial às estruturas de BA construídas na primeira metade do século XX, uma vez que em geral estas foram construídas com armaduras lisas. Neste caso, a contribuição do escorregamento das armaduras pode ser ainda mais preponderante – ensaios experimentais realizados em pilares [6] e nós viga/pilar [7] revelaram que este mecanismo pode contribuir em cerca de 90% para a deformação lateral total dos elementos, induzindo inclusivamente a rotura dos mesmos.

O presente artigo examina aspetos de modelação relativos ao escorregamento de armaduras na análise sísmica de estruturas. Desta forma, as secções subsequentes apresentam um resumo das principais alternativas de simulação numérica disponíveis, seguido da descrição e validação de um novo modelo desenvolvido pelo autores.

2. MODELOS NUMÉRICOS DE ADERÊNCIA ATUAIS

Apesar da importância evidenciada anteriormente, a consideração do escorregamento das armaduras em análises numéricas é ainda limitada ou feita através de modelos extremamente simplificados, tal como aqueles descritos e analisados por Sousa et al. [8]. Uma das razões para o presente *status quo* reside na ausência de modelos numéricos adequados na generalidade do software utilizado para a análise sísmica de estruturas porticadas. De seguida apresenta-se um resumo dos modelos numéricos mais relevantes, identificando as suas principais valências e limitações.

O aparecimento de modelos avançados, com recurso a elementos finitos refinados para a modelação local do escorregamento de armaduras, tem testemunhado desenvolvimentos importantes ao longo dos últimos anos, revelando resultados encorajadores (e.g., [9], [10], [11] e [12]).

Simulação numérica da resposta de pórticos em betão armado com consideração explícita do escorregamento das armaduras

Este tipo de modelos permite considerar de forma direta a adesão entre as armaduras e o betão, bem como examinar diferentes leis constitutivas para modelar a relação adesão-escorregamento na interface dos dois materiais ao longo do comprimento de amarração. No entanto, e apesar dos resultados promissores obtidos com esta abordagem, esta é computacionalmente muito exigente, tornando as análises sísmicas não-lineares com este tipo de elementos impraticável para a generalidade das aplicações correntes.

Por outro lado, podem utilizar-se, para essas análises não-lineares, elementos de viga com plasticidade concentrada ou distribuída, que representam uma alternativa computacionalmente mais eficiente, produzindo resultados igualmente precisos para a generalidade das estruturas porticadas de BA. No entanto, para este tipo de modelos, não é, em geral, possível descrever explicitamente o comportamento da interface entre as armaduras e o betão. Como tal, este fenómeno tem sido simulado através de formulações simplificadas baseadas em relações (essencialmente) empíricas.

Como exemplo, uma das estratégias mais simples para a modelação destes efeitos passa pela consideração de uma zona (ou zonas) ao longo do comprimento de amarração na qual se assume uma tensão de aderência constante, e.g., [13]. Assim, para um dado valor de carga imposto, é possível determinar o comprimento de amarração necessário para satisfazer as condições de equilíbrio na zona de ancoragem. Tendo em conta que a força de amarração corresponde ao integral das tensões de aderência ao longo do comprimento de amarração, o escorregamento da armadura pode ser facilmente determinado como o integral de extensões ao longo do mesmo comprimento.

Apesar deste procedimento ser extremamente eficiente do ponto de vista computacional, esta abordagem é baseada na ideia simplificada de que as tensões de aderência se desenvolvem de uma forma constante ao longo da zona de ancoragem. Como ilustrado na Secção 4, a distribuição de diferentes parâmetros de resposta relativos ao escorregamento das armaduras podem variar significativamente ao longo da barra e, como tal, é difícil estabelecer *a priori* um valor médio constante.

Uma abordagem completamente diferente é proposta em [14]. Este modelo, implementado no software OpenSEES [15], considera um modelo histerético que relaciona a tensão na armadura com o escorregamento, podendo ser integrado em análises com elementos de fibras através de elementos de ligação pontuais (“zero-length”). A relação histerética considerada foi desenvolvida através da análise dos resultados de 16 testes experimentais. Este tipo de abordagem é bastante conveniente uma vez que permite a determinação do escorregamento de uma determinada armadura de uma forma direta, tendo apenas em conta a tensão instalada na armadura na interface entre o membro de BA e a zona de ancoragem. No entanto, uma vez que a relação proposta é puramente empírica, é necessário efectuar um importante esforço de calibração de forma a ajustar os vários parâmetros do modelo às diferentes condições de ancoragem [7].

Por fim, em [16] propõe-se um elemento finito do tipo viga em que a contribuição do escorregamento das armaduras é incorporada de uma forma explícita num elemento de fibras com formulação numérica baseada em forças, vulgo “force-based (FB) element”. Neste caso, a extensão nas fibras correspondentes às armaduras da secção transversal corresponde ao somatório de duas contribuições: (i) deformação da armadura e (ii) deformação resultante do escorregamento da mesma armadura. Este último efeito é modelado através da definição de uma série de elementos FB adicionais que representam o comportamento da armadura ao longo do comprimento de amarração. A consideração destes elementos, juntamente com os correspondentes pontos de integração (PIs), permite contornar as limitações enumeradas nos modelos anteriores. No entanto, tendo em conta que é utilizada uma função de interpolação linear para as tensões de aderência ao longo do elemento de armadura, a aproximação do campo de tensões só é semelhante à real considerando um número elevado de elementos. Esta observação é particularmente relevante uma vez que a distribuição de tensões pode variar significativamente com a cedência das armaduras ou durante cargas cíclicas.

3. BREVE DESCRIÇÃO DO MODELO DE ADERÊNCIA PROPOSTO

Como descrito no ponto anterior, é possível simular os efeitos do escorregamento de armaduras de uma forma explícita. No entanto, existem poucos modelos de escorregamento disponíveis na literatura que possam ser utilizados conjuntamente com elementos finitos de viga. Por outro lado, a utilização de abordagens simplificadas, tais como o alongamento dos elementos (de um comprimento associado à penetração das deformações nos nós viga/pilar ou nos maciços de fundação) ou a consideração de molas adicionais na extremidade dos elementos de BA, apresenta limitações importantes [8].

Como forma de tentar ultrapassar algumas das limitações descritas anteriormente, um modelo de escorregamento foi desenvolvido para ser incorporado em análises com elementos de viga com discretização em fibras. Após uma detalhada revisão bibliográfica (mais detalhes disponíveis em [17]), parece importante que um modelo generalizado deva considerar as seguintes propriedades mecânicas e efeitos estruturais:

- Tipo de rotura
- Resistência do betão
- Comprimento de amarração
- Degradação cíclica
- Amplitude das extensões das armaduras
- Propriedades das armaduras (superfície deformada ou lisa)
- Pressão transversal
- Nível de confinamento

Tendo em conta as propriedades e efeitos envolvidos, parece evidente que a simulação destes efeitos na zona de ancoragem de um determinado elemento de BA não pode ser simplesmente baseada numa relação empírica simples e pré-estabelecida. No entanto, estes efeitos podem ser diretamente reflectidos através de uma lei constitutiva local que relacione a tensão de aderência com o nível de escorregamento observado ao longo da interface entre as armaduras e o betão circundante.

Assim, parece essencial definir uma série de pontos de integração (PIs) ao longo do comprimento de amarração de cada armadura de forma a acompanhar a evolução dos diferentes parâmetros de resposta. Adicionalmente, a formulação deve garantir tanto o equilíbrio como a compatibilidade em cada um dos diferentes PIs.

Para além dos princípios enumerados anteriormente, é também importante garantir a simplicidade e eficiência do modelo de forma a permitir que possa ser usado na avaliação da vulnerabilidade de estruturas com um esforço computacional aceitável. Para esse fim, o modelo proposto foi desenvolvido como um elemento “zero-length”, a definir nas extremidades dos membros de BA, no qual é concentrada a flexibilidade resultante do escorregamento das diferentes armaduras da secção. Para tal, a secção da extremidade do elemento é replicada, e o comprimento de amarração das diferentes armaduras é simulado através da definição de uma série de PIs ao longo do comprimento de amarração de cada barra. A Figura 3 apresenta um esquema do modelo proposto e a sua integração com elementos de viga com fibras. Para melhor compreensão da ilustração, o número de armaduras representadas no elemento “zero-length” é inferior ao apresentado no elemento de BA.

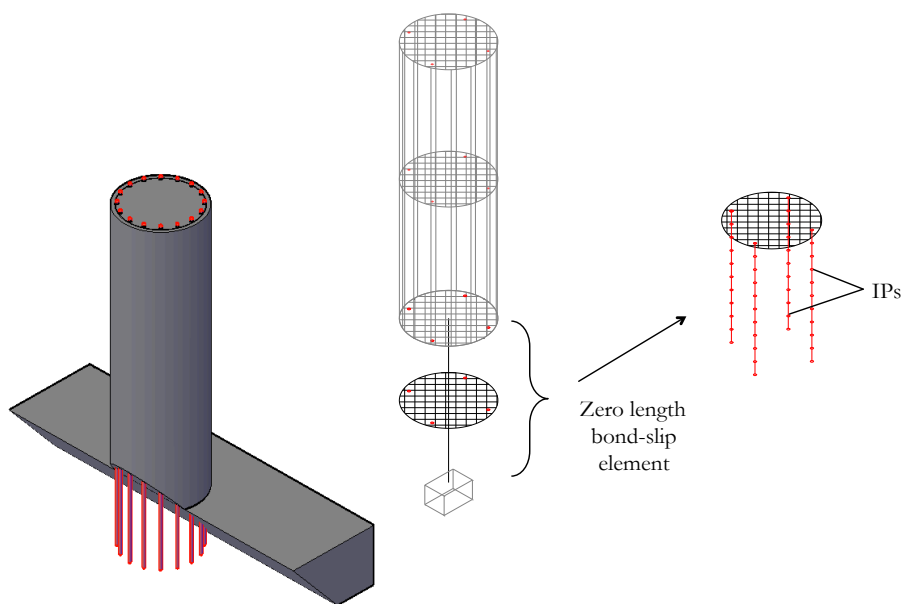


Figura 3: Representação esquemática das diferentes componentes do modelo de escorregamento proposto.

Na formulação proposta, as armaduras são modeladas considerando uma relação extensão-tensão bilinear, enquanto que a lei constitutiva assumida para a relação tensão de aderência-escorregamento segue o modelo proposto pelo recente Model Code 2010 [18]. No que diz respeito às fibras de betão, a sua resposta é determinada pelo modelo constitutivo do betão definido no elemento adjacente ou por qualquer outro considerado apropriado.

A opção pelo modelo constitutivo proposto pelo Model Code 2010 permite descrever diversas propriedades que podem influenciar a aderência, como aquelas enumeradas anteriormente. A generalidade desses parâmetros é definida *a priori*, enquanto que a consideração da degradação cíclica ou a redução da tensão de aderência com a cedência das armaduras varia durante a análise em função da história e amplitude da carga aplicada. A Figura 4 representa de uma forma genérica a redução das tensões de aderência com a degradação cíclica e cedência da armadura (linha vermelha) em relação ao caso em que o efeito destes dois fenómenos é ignorado (linha azul). O leitor mais interessado pode encontrar uma descrição mais detalhada da definição do modelo constitutivo em [17] e [18].

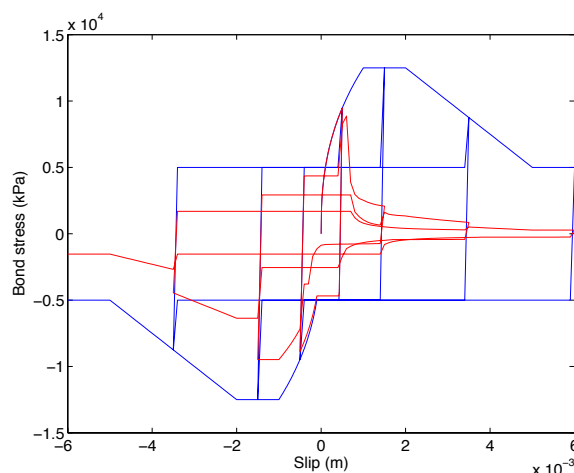


Figura 4: Comparação da resposta cíclica do modelo constitutivo genérico (azul) com o mesmo modelo considerando os efeitos de degradação cíclica e cedência de armaduras.

De uma forma geral, o modelo proposto segue os princípios-base geralmente adotados pelo método dos Elementos Finitos. Pretende-se, assim, determinar a força de ancoragem (descrita, para elementos de viga, pela força axial e momentos fletores) associada ao incremento de deslocamentos nodais (deslocamentos axiais e rotações nodais) imposto ao elemento.

Os próximos pontos sintetizam as principais passos requeridos para o modelo proposto e que, por limitações de espaço, são abordadas neste documento de forma muito sucinta.

1. Para um determinado deslocamento nodal, o escorregamento de cada armadura da secção é determinado com base na hipótese de que as secções planas se mantêm planas após deformação do eixo do elemento, e perpendiculares a este último.
2. Assim, para um dado escorregamento da armadura imposto resultante da solicitação imposta (S_0), os diferentes parâmetros de resposta (escorregamento, tensões de aderência, força e extensões) são determinados para cada PI, com base no método de Euler Progressivo.
3. A força de ancoragem (F_0) associada ao escorregamento imposto é então iterada segundo as regras do método da bissecção até a obtenção de convergência. A cada iteração, F_0 é determinada através da integração das tensões de aderência associadas a cada PI definido ao longo do comprimento de amarração.
4. A contribuição de cada fibra da secção é então somada de forma a determinar as forças na extremidade do elemento (esforço axial e momentos fletores nas duas direções ortogonais).
5. A resposta ao nível da secção associada ao escorregamento das armaduras é então incorporada na análise estrutural.

Para uma melhor compreensão, o procedimento anterior é descrito de uma forma simplificada na Figura 5. Para mais detalhes, o leitor deverá consultar [17].

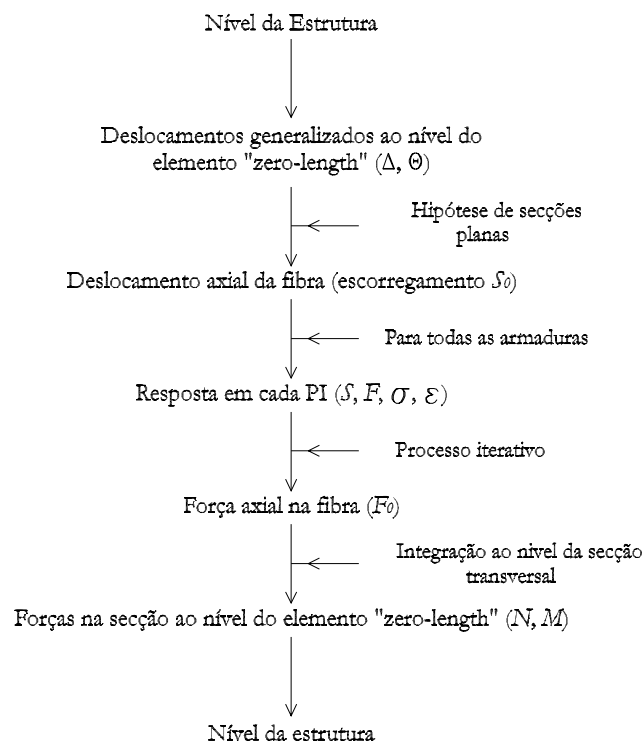


Figura 5: Fluxograma simplificado do modelo de escorregamento proposto para utilização conjunta com um elemento finito de viga.

Apesar do valor do comprimento de influência poder apresentar alguma subjetividade na sua definição, é importante referir que o procedimento proposto não considera nenhum outro parâmetro de calibração e, como tal, a resposta é simplesmente determinada com base nas características geométricas da zona a modelar e nos modelos constitutivos considerados.

Após os necessários testes de validação, o modelo proposto foi implementado no programa de cálculo automático SeismoStruct [19], permitindo avaliar com maior detalhe a performance respectiva. De seguida, a resposta numérica é comparada com resultados obtidos em ensaios experimentais considerando: (i) um ensaio de arrancamento de uma armadura e (ii) a solicitação cíclica de um pilar circular de ponte em BA (Figura 6 (a) e (b), respectivamente). A natureza dos ensaios considerados permite obter uma validação ao nível dos parâmetros de resposta ao longo do comprimento de amarração da armadura [20] bem como avaliar de uma forma mais global os efeitos de escorregamento através da resposta força-escorregamento de uma armadura ou da rotação medida na extremidade dos elementos de BA [5].

Figure 1 consists of two parts: (a) and (b). Part (a) is a schematic diagram of the experimental setup. It shows a concrete specimen held between two support plates. A reaction plate is at the top, connected to a center-hole load cell and a support shoe. A steel bar passes through the center of the specimen, with a support ring and a 10D unbonded region. A wire is used to measure the loaded end slip, which is connected to a slip displacement meter. A guide for the meter is also shown. Part (b) shows the dimensions of the specimen in cm. The total height is 2.44. The top section has a height of 0.61 and a width of 0.76. The middle section has a height of 0.46 and a width of 0.46. The bottom section has a height of 0.46 and a width of 1.22. The central hole has a diameter of 9.5/0.05 and is surrounded by 10Φ19 reinforcement bars.

Simulação numérica da resposta de pórticos em betão armado com consideração explícita do escorregamento das armaduras

Tabela 1 - Propriedades experimentais e parâmetros numéricos considerados no teste SD30 [20].

Propriedades zona de amarração		Modelo constitutivo de aderência	
d_b (m)	0.0195	α	0.4
L_e (m)	0.97	S_1 (m)	0.001
f_c (MPa)	19.6	S_2 (m)	0.002
f_y (MPa)	350	S_3 (m)	0.01
f_u (MPa)	540	τ_{max} (MPa)	$2.5\sqrt{f_c}$
E_s (GPa)	190	τ_f (MPa)	$0.4 \tau_{max}$
$E_{s,p}$ (GPa)	≈ 3.9		
C_{clear} (m)	≈ 0.01		

Os resultados apresentados na Figura 7 indicam a notável capacidade do modelo numérico (linhas a cinzento) em aproximar os valores experimentais (círculos pretos) associados a diferentes parâmetros de resposta ao longo do comprimento de amarração da armadura. Deve ser notado que os valores apresentados correspondem a um nível de carga superior ao limite de cedência da armadura em questão. A superação deste limite assume especial importância dado que as tensões de aderência tendem a diminuir abruptamente na região plastificada, enquanto se observa um crescimento abrupto do escorregamento.

O segundo exemplo apresentado diz respeito a um pilar de ponte circular sujeito a uma série de cargas cíclicas de amplitude crescente (três ciclos por amplitude), até atingir uma ductilidade de 5 [5]. A geometria do modelo bem como os valores das principais propriedades são apresentados na Figura 6 e Tabela 2.

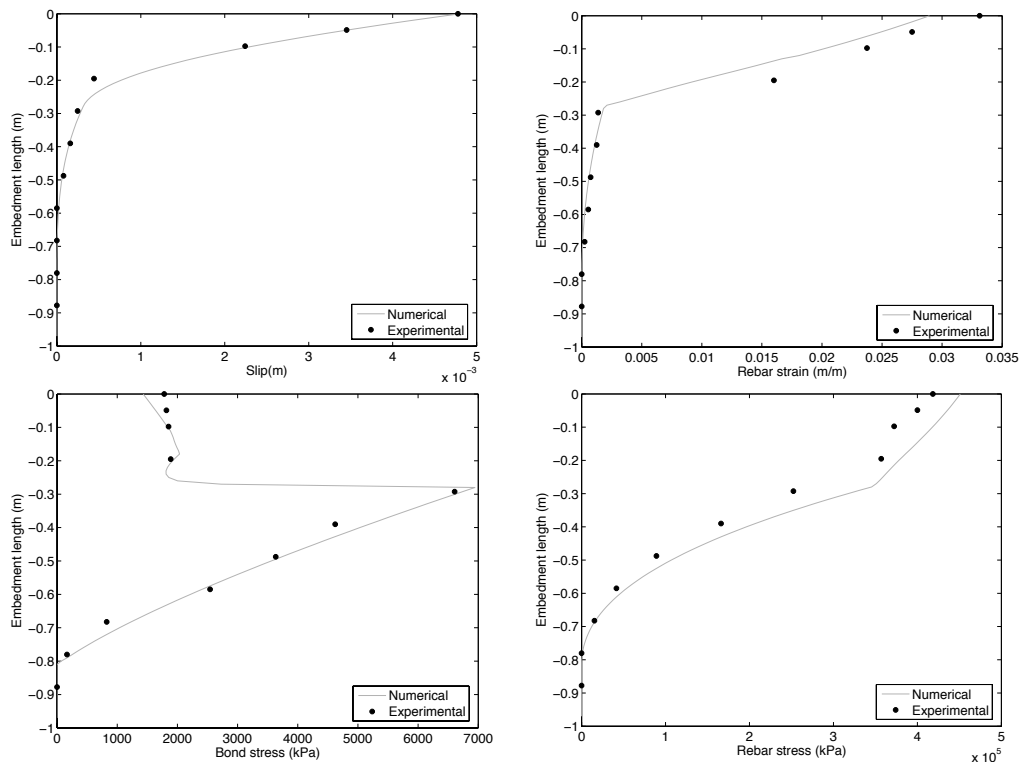


Figura 7: Comparação entre os resultados numéricos e experimentais obtidos para o ensaio SD30 [20].

Tabela 2 - Propriedades experimentais e parâmetros numéricos considerados no Test 19 [5].

Propriedades zona de amarração		Modelo constitutivo de aderência	
Força axial (kN) - λ_N	640.5 - 10%	α	0.4
H (m)	2.44	S_1 (m)	0.001
D (m)	0.457	S_2 (m)	0.002
Arm. long. (ρ_l)	10 ϕ 19 mm (1.7%)	S_3 (m)	0.01
Arm. trans. (ρ_v)	ϕ 9.5 mm//0.05 m (1.3%)	τ_{max} (MPa)	$2.5\sqrt{f_c}$
d_b (m)	0.0189	τ_f (MPa)	$0.4 \tau_{max}$
L_e (m)	1.0 *	L_i (m)	0.46 / 0.92 **
f_c (MPa)	43.7		
f_y (MPa)	470		
f_u (MPa)	637		
E_s (GPa)	188		
$E_{s,p}$ (GPa)	≈ 1.4		

λ_N - Rácio de carga axial

ρ_l - Percentagem de armadura longitudinal

ρ_v - Percentagem volumétrica de armadura transversal

* Valor aproximado com base na informação disponível

** Valores considerados na análise

Os resultados apresentados na Figura 8 mostram que a rotação estimada na base do elemento resultante do escorregamento das armaduras é aproximada de uma forma bastante razoável para níveis de ductilidade crescente. Esta figura permite ainda inferir sobre a adequabilidade de considerar diferentes comprimento de influência (L_i). Os resultados parecem indicar que avaliar L_i como 2 vezes a altura da fundação tende a aproximar os resultados experimentais de uma forma satisfatória, embora as estimativas sejam um pouco conservadoras. Complementarmente a Figura 8 apresenta a resposta numérica obtida considerando uma mola elástica na base do pilar (círculos verdes) como descrito em [8]. Os resultados indicam que, após atingida a cedência (ductilidade igual a 1), as rotações medidas na base com este modelo simplificado permanecem essencialmente constantes, observando-se uma divergência relativamente aos resultados experimentais (círculos pretos) cada vez mais significativa com o aumento da ductilidade.

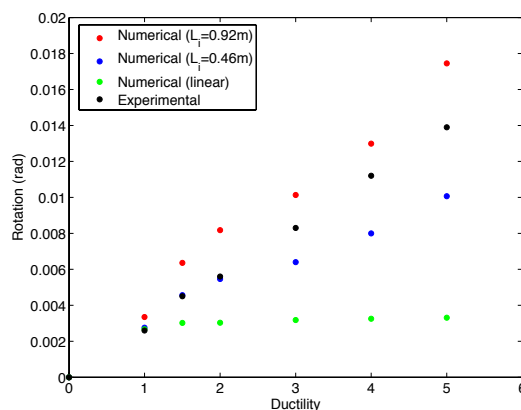


Figura 8: Comparação entre as rotações numéricas e experimentais resultantes do escorregamento das armaduras no Test 19 [5] para diferentes níveis de ductilidade.

Finalmente, a Figura 9 mostra a evolução do escorregamento medido numa armadura da extremidade da secção com a variação de deslocamento lateral imposto no topo do pilar. Os resultados demonstram que o escorregamento associado a uma das armaduras mais esforçadas do pilar é estimado com uma notável precisão, apesar do elevado número de ciclos e ductilidade imposta.

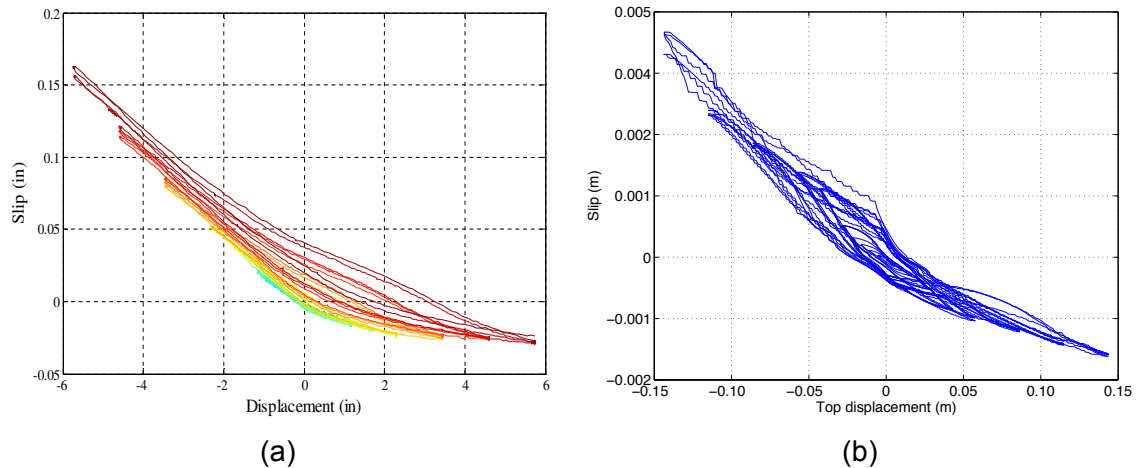


Figura 9: Comportamento histerético experimental (a) e numérico (b) do escorregamento nas armaduras de extremidade da secção da base do Test 19 [5] (1 in=0.0254 m)

5. CONCLUSÕES

Diferentes estudos apontam para uma importância significativa das deformações resultantes do escorregamento de armaduras na deformação global de elementos de BA. Tendo em conta as limitações existentes na simulação deste fenómeno localizado, este artigo apresenta um novo modelo, a ser usado conjuntamente com elementos de viga com discretização por fibras, capaz de simular explicitamente o acréscimo de flexibilidade resultante do escorregamento de armaduras:

- Desenvolvido como um elemento “zero-length”, o modelo utiliza uma lei constitutiva avançada capaz de representar explicitamente diferentes condições de ancoragem, nomeadamente no que diz respeito à degradação cíclica e efeitos de cedência das armaduras.
- O comportamento de cada barra é representado através de uma série de pontos de monitorização distribuídos ao longo do comprimento de amarração, permitindo a determinação dos diferentes parâmetros de resposta com base no método de Euler Progressivo.
- A resposta em termos de força de ancoragem-escorregamento é iterada para cada barra através do método da bissecção. Os esforços ao nível da secção (força axial e momentos flectores nas duas direcções) são finalmente determinados com base no integral da contribuição de todas as fibras da secção.
- Após ter sido implementado no software de análise não-linear SeismoStruct [19], a precisão do modelo numérico foi confirmada através da comparação com diferentes ensaios experimentais, revelando simultaneamente uma encorajante eficiência computacional.

6. REFERÊNCIAS

- [1] Sritharan, S., Priestley, N., Seible, F. (2000). Nonlinear finite element analyses of concrete bridge joint systems subjected to seismic actions. *Finite Elements in Analysis and Design*, **36**(3-4), 215–233.
- [2] Sezen, H., & Moehle, J. (2004). Strength and Deformation Capacity of Reinforced Concrete Columns with Limited Ductility. *13th World Conference on Earthquake Engineering*, Vancouver, Canada.
- [3] Filippou, F., Popov, E., & Bertero, V. (1983). Effects of Bond Deterioration on Hysteretic Behaviour of Reinforced Concrete Joints. Earthquake Engineering Research Center.
- [4] Popov, E. (1984). Bond and Anchorage of Reinforcing Bars Under Cyclic Loading. *ACI Journal*, **81**(4), 340–349.
- [5] Goodnight, J. C., Feng, Y., Kowalsky, M. J., & Nau, J. M. (2015). The Effects of Load History and Design Variables on Performance Limit States of Circular Bridge Columns – Volume 2: Experimental Observations. Alaska Department of Transportation and Public Facilities Research.
- [6] Verderame, G. M., Fabbrocino, G., and Manfredi, G. (2008) Seismic response of r.c. columns with smooth reinforcement. Part I: Monotonic tests. *Engineering Structures* **30**(9), 2277–2288.
- [7] Melo, J., Fernandes, C., Varum, H., Rodrigues, H., Costa, A., and Arêde, A. (2011) Numerical modelling of the cyclic behaviour of RC elements built with plain reinforcing bars. *Engineering Structures* **33**(2), 273–286.
- [8] Sousa, R., Correia, A.A., Almeida, J.P. and Pinho, R. (2014) Blind prediction tests as a benchmark to improve the seismic response of fibre models. *2nd European Conference on Earthquake Engineering and Seismology*, Istanbul, Turkey.
- [9] Salem, H., & Maekawa, K. (2004). Pre- and Postyield Finite Element Method Simulation of Bond of Ribbed Reinforcing Bars. *Journal of Structural Engineering*, **130**(4), 671–680.
- [10] Jendele, L. and Cervenka, J. (2006). Finite element modelling of reinforcement with bond. *Computers & Structures*, **84**(28), 1780–1791.
- [11] Casanova, A., Jason, L., & Davenne, L. (2012). Bond slip model for the simulation of reinforced concrete structures. *Engineering Structures*, **39**(C), 66–78.
- [12] Mendes, L., Mendes, L., Castro, L., & Castro, L. (2013). A new RC bond model suitable for three-dimensional cyclic analyses. *Computers & Structures*, **120**(C), 47–64.
- [13] Sezen, H., and Setzler, E. [2008] Reinforcement Slip in Reinforced Concrete Columns. *ACI Structural Journal*, **105**(3), 280–289.
- [14] Zhao, J. and Sritharan, S. (2007). Modeling of Strain Penetration Effects in Fiber-Based Analysis of Reinforced Concrete Structures. *ACI Structural Journal*, **104**(2), 133–141.
- [15] McKenna, F., Fenves, G. L., Scott, H. M., and Jeremic, B. [2000] Open system for earthquake engineering simulation (OpenSEES:). *Pacific Earthquake Engineering Research Center*, University of California, CA.
- [16] Monti, G. and Spacone, E. (2000). Reinforced Concrete Fiber Beam Element With Bond-Slip. *Journal of Structural Engineering*, **126**(6), 654–661.
- [17] Sousa R. (2015) Development and Verification of Innovative Modelling Approaches for the Analysis of Framed Structures Subjected to Earthquake Action. *PhD Thesis*, UME School, IUSS Pavia, Pavia, Italy.
- [18] fib. (2011). Model Code 2010. International Federation for Structural Concrete Lausanne, Switzerland.
- [19] Seismosoft [2013] SeismoStruct v.6.5. - A computer program for static and dynamic nonlinear analysis of framed structures.
- [20] Shima, H., Chou, L.-L., & Okamura, H. (1987). Micro and Macro Models for Bond in Reinforced Concrete. *Journal of the Faculty of Engineering, U. Tokyo* **39**(2), 133–194.